

文章编号:1673-9469(2024)03-0039-10

DOI:10.3969/j.issn.1673-9469.2024.03.006

接缝和主梁损伤对装配式多主梁桥荷载横向分布规律的影响研究

张彦玲^{1,2}, 贾晓远^{1,2}, 贾云飞^{1,2}, 蒋紫薇^{3*}

(1. 石家庄铁道大学 道路与铁道工程安全保障省部共建教育部重点实验室, 河北 石家庄 050043; 2. 石家庄铁道大学 土木工程学院, 河北 石家庄 050043; 3. 中铁十五局集团第五工程有限公司, 天津 300131)

摘要: 为了验证不同损伤对装配式多主梁桥荷载横向分布规律的影响, 并探讨基于横向分布规律的桥梁损伤识别方法, 考虑接缝损伤程度、主梁局部损伤程度、损伤位置和损伤区域长度的影响, 采用刚接板梁法对接缝和主梁损伤情况下装配式多主梁桥的荷载横向分布规律进行了研究。结果表明, 接缝损伤后其两侧主梁的横向分布影响线与损伤前的影响线有交点; 有损伤的主梁其影响线整体下降, 且刚度剩余系数越小、损伤位置距跨中越近、损伤范围越大, 下降程度越大; 主梁与接缝损伤同时发生时, 可通过与敏感梁单独损伤时的影响线进行对比来进行分析。根据损伤前后敏感主梁的横向分布影响线变化规律, 可对桥梁的损伤类别进行识别, 但无法识别具体损伤位置。

关键词: 桥梁工程; 装配式多主梁桥; 荷载横向分布; 接缝损伤; 主梁损伤; 损伤识别

中图分类号: U448.25

文献标识码: A

Study on the Influence of Joint and Girder Damage on the Transverse Load Distribution of Prefabricated Multi-girder Bridges

ZHANG Yanling^{1,2}, JIA Xiaoyuan^{1,2}, JIA Yunfei^{1,2}, JIANG Ziwei^{3*}

(1. School of Civil Engineering, Shijiazhuang Tiedao University, Shijiazhuang, Hebei 050043, China; 2. Key Laboratory of Roads and Railway Engineering Safety Control of Ministry of Education, Shijiazhuang Tiedao University, Shijiazhuang, Hebei 050043, China; 3. China Railway 15th Bureau Group Corporation Limited, Tianjin 300131, China)

Abstract: In order to verify the influence of different damages on the lateral distribution law of load in prefabricated multi-girder bridges and explore a bridge damage identification method based on the lateral distribution law, the influences of joint damage degree, local damage degree of girder, damage location, and damage area length are considered. The rigid joint plate beam method is used to study the lateral distribution law of load in prefabricated multi girder bridges under joint and girder damage conditions. The results indicate that the transverse distribution influence line of the girder on both sides after joint damage intersects with the influence line before damage. The impact line of a damaged girder decreases overall. The smaller the residual stiffness coefficient, the closer the damage location is to the mid span, and the larger the damage range, the greater the degree of decrease. When the girder and joint damage occur simultaneously, the analysis can be conducted by comparing the impact line with the sensitive beam when damaged separately. Based on the variation law of the lateral distribution influence line of the sensitive girder before and after damage, the damage category of the bridge can be identified, while the specific damage location cannot be identified.

Key words: bridge engineering; fabricated multi-girder bridge; transverse load distribution; joint damage; girder damage; damage identification

收稿日期: 2023-05-13

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51778377); 河北省大型结构健康诊断与控制重点实验室开放基金资助项目(KLLSHMC2112)

作者简介: 张彦玲(1973-), 女, 河北吴桥人, 博士, 教授, 研究方向: 桥梁结构分析、组合结构桥梁。

* 通信作者: 蒋紫薇(1997-), 女, 河北衡水人, 硕士, 助理工程师, 研究方向: 桥梁结构分析。

装配式多主梁桥各主梁之间的有效荷载传递是通过横向连接来完成的,但由于车辆荷载和不利环境的长期作用,主梁和横向连接都会出现不同程度的损伤,导致空间受力机理发生改变^[1],对桥梁整体及组成构件的受力产生影响。多主梁桥的横向连接方式主要分为铰接与刚接。铰接板梁桥铰缝间以传递剪力为主,一般通过定义不同形式的铰缝损伤系数^[2-3]来评价铰缝损伤,通过理论计算^[4]、有限元模拟及现场实测方法^[5-6]分析损伤前后活载横向分布规律的变化。装配式刚接板梁桥的横向连接除了传递剪力,还可以传递横向弯矩,一般是对传统的刚接缝计算方法进行修正,来研究损伤后的横向分布规律。项贻强等^[7]采用修正的G-M法、Kidd等^[8-10]采用非线性有限元分析和模型试验方法、钱若霖等^[11]基于裂缝外观参数特征值的方法分别对损伤后刚接梁桥的横向荷载分布规律进行了研究;苏佩等^[12]考虑整体化铺装的影响,郭晓光等^[13]对单侧拼宽的简支T梁桥,胡成等^[14]对单箱三室的波纹钢腹板箱梁桥,分别进行了损伤后横向分布规律的研究。

以上文献中,对于装配式铰接板梁桥,通常只关注横向铰接缝的损伤,未考虑主梁损伤的影响;对于刚接板梁桥,虽然有部分文献同时考虑了横向连接和主梁损伤,但通常主梁损伤仅考虑整体刚度的损伤效应,不能反映主梁损伤位置、损伤范围等的影响。本文针对装配式简支T梁桥的特点,不仅同时考虑了横向连接及主梁的组合损伤,还考虑了主梁的局部损伤位置、损伤范围和损伤程度,在此基础上,基于刚接板梁法推导了荷载横向分布影响线的正则方程,并对不同损伤工况下荷载横向分布规律的影响进行了分析,最后对基于荷载横向分布的装配式多主梁桥的损伤识别方法进行了分析。

1 基本理论

1.1 刚接梁法基本假定

采用刚接梁(板)法计算荷载横向分布时,主梁之间除了传递竖向剪力 g 外,还可以传递横向弯矩 M ,并将外荷载近似为一个作用在主梁中心线上沿桥跨连续分布的正弦荷载。主梁在竖向剪力作用和横向弯矩作用下发生竖向挠度、扭转和翼缘板畸变变形,其力法基本体系见图1。

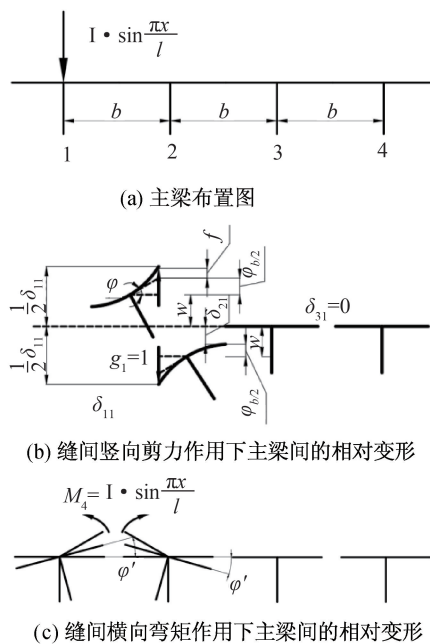


图1 力法基本体系

Fig. 1 Basic system of force method

当桥梁完好时,图1中接缝两侧相邻主梁之间的相对变形为零。利用结构力学的力法原理,根据接缝两侧主梁相对位移和相对转角的变形协调条件,在第 i 个未知力($i=1,2,3$ 为缝间竖向剪力; $i=4,5,6$ 为缝间横向弯矩)方向可建立正则方程如下:

$$\sum_{j=1,2,3} \delta_{ij} g_j + \sum_{j=4,5,6} \delta_{ij} M_j + \delta_{ip} = 0 \quad (1)$$

式中: δ_{ij} 为在第 j 个单位未知力 g_j ($j=1,2,3$)或单位未知弯矩 M_j ($j=4,5,6$)作用下,在未知力 i 方向产生的相对位移或相对转角; δ_{ip} 为外荷载在未知力 i 方向产生的相对位移或相对转角。

1.2 主梁局部损伤时的正则方程系数

当主梁发生损伤时,局部刚度下降,会使主梁挠度和扭转角增大。如图2所示,设等截面主梁在距左端距离为 c 的 C 点处发生局部损伤,损伤范围为 C 点左右各 ε 长度。现在计算该损伤梁在跨中单位集中荷载下的跨中挠度和单位集中扭矩下的跨中扭转角。

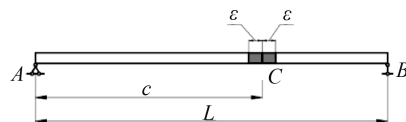


图2 主梁损伤示意图

Fig. 2 Schematic diagram of main girder damage

1.2.1 损伤后主梁在跨中单位集中力下的跨中挠度

设未损伤时等截面主梁的抗弯刚度为 EI ,局

部损伤区域抗弯刚度为 $(EI)_d = \xi EI$, ξ 为局部刚度剩余系数。根据简支梁在跨中单位荷载下的弯矩表达式,可由单位荷载法得到损伤后主梁的跨中挠度 w_d 为

$$w_d = \int_0^L \frac{M_p(x)\bar{M}(x)}{EI(x)} dx = \frac{L^3}{48EI} + \left(\frac{1}{\xi} - 1\right) \frac{1}{EI} \cdot \left[\frac{1}{2}(L-c)^2 + \frac{1}{6}\varepsilon^2\right] = w_0 + \Delta w_d \quad (2)$$

式中: $M_p(x)$ 为外荷载 $P=1$ 作用下的弯矩; $\bar{M}(x)$ 为跨中单位荷载下的弯矩; w_0 为无损伤时主梁在跨中单位集中荷载下的跨中挠度; Δw_d 为损伤导致的跨中挠度增量。

将局部损伤后的主梁等效为等截面梁,并令其整体等效抗弯刚度为 $(\overline{EI})_d$, 则跨中集中荷载下的跨中挠度 $w_d = L^3/[48(\overline{EI})_d]$ 。根据跨中挠度相等的条件,得整体抗弯刚度剩余系数 η_m 为

$$\eta_m = \frac{(\overline{EI})_d}{EI} = \frac{L^3}{L^3 + 24\left(\frac{1}{\xi} - 1\right) \left[(L-c)^2 + \frac{1}{3}\varepsilon^2\right] \varepsilon} \quad (3)$$

1.2.2 损伤后主梁在跨中单位扭矩下的跨中扭转角

设未损伤时主梁整体抗扭刚度为 GJ , 且局部损伤区域的抗扭刚度仍表示为 $(GJ)_d = \xi GJ$ 。根据简支梁在跨中单位扭矩下的截面扭矩分布表达式,可得损伤后主梁在跨中单位扭矩下的跨中扭转角 φ_d 为

$$\varphi_d = \int_0^L \frac{T_p(x)\bar{T}(x)}{GJ(x)} dx = \int_0^{c-\varepsilon} \frac{1}{4GJ} dx + \int_{c-\varepsilon}^{c+\varepsilon} \frac{1}{4(GJ)_d} dx + \int_{c+\varepsilon}^L \frac{1}{4GJ} dx = \frac{L}{4GJ} + \left(\frac{1}{\xi} - 1\right) \cdot \frac{1}{2GJ} \cdot \varepsilon = \varphi_0 + \Delta\varphi_d \quad (4)$$

式中: $T_p(x)$ 为外荷载扭矩 $T=1$ 作用下的截面扭矩; $\bar{T}(x)$ 为跨中单位扭矩下的截面扭矩; φ_0 为无损伤时主梁在跨中单位集中扭矩下的跨中扭转角; $\Delta\varphi_d$ 为损伤导致的跨中扭转角增量。

将局部损伤后的主梁等效为等截面梁,并令其整体等效抗扭刚度为 $(\overline{GJ})_d$, 则跨中集中扭矩下的跨中扭转角为 $\varphi_d = L/[4(\overline{GJ})_d]$ 。则根据跨

中扭转角相等的条件,可得整体抗扭刚度剩余系数 η_t 为

$$\eta_t = \frac{(\overline{GJ})_d}{GJ} = \frac{L}{L + [(1/\xi) - 1] \cdot 2\varepsilon} \quad (5)$$

由式(3)(5)可知,主梁整体抗弯刚度剩余系数 η_m 与局部损伤的位置 c 、损伤范围 2ε 和损伤程度 ξ 有关,但整体抗扭刚度剩余系数 η_t 仅与后两者有关,与局部损伤位置 c 无关。

1.2.3 考虑主梁损伤后的刚接梁法正则方程系数

根据图1,考虑主梁损伤后,式(1)所示的正则方程中的各系数可表示为 $i=1,2,3$ 时, $\delta_{ii} = (w_k + w_{k+1}) + (\varphi_k + \varphi_{k+1})b/2 + 2f (k=i)$; $i=4,5,6$ 时, $\delta_{ii} = (\varphi'_k + \varphi'_{k+1}) + 2\tau (k=i-3)$; w_k 为第 k 片梁在跨中单位集中荷载下的跨中挠度,无损伤时取 w_0 , 有损伤时取 w_d ; φ'_k 为第 k 片梁在跨中单位集中扭矩下的跨中扭转角,无损伤时取 φ_0 , 有损伤时取 φ_d ; φ_k 为第 k 片梁在跨中翼缘板悬臂端有单位偏心荷载下的跨中扭转角, $\varphi_k = \varphi'_k b/2$; f 为主梁单位宽度翼缘板悬臂端在单位荷载下的挠度, $f = 4d^3/(Et^3)$, d 为悬臂长度, t 为悬臂板平均厚度; τ 为相应于挠度 f 的悬臂端转角, $\tau = 12d/(Et^3)$, E 为材料弹性模量。

具体系数如下:

$$\begin{aligned} \delta_{12} &= \delta_{21} = -(w_2 - \varphi_2 b/2); \\ \delta_{23} &= \delta_{32} = -(w_3 - \varphi_3 b/2); \\ \delta_{14} &= \delta_{41} = (\varphi'_1 - \varphi'_2) b/2; \\ \delta_{25} &= \delta_{52} = (\varphi'_2 - \varphi'_3) b/2; \\ \delta_{36} &= \delta_{63} = (\varphi'_3 - \varphi'_4) b/2; \\ \delta_{15} &= \delta_{51} = \varphi_2; \delta_{26} = \delta_{62} = \varphi_3; \\ \delta_{24} &= \delta_{42} = -\varphi_2; \delta_{35} = \delta_{53} = -\varphi_3; \\ \delta_{45} &= \delta_{54} = -\varphi'_2; \delta_{56} = \delta_{65} = -\varphi'_3; \\ \delta_{13} &= \delta_{31} = \delta_{16} = \delta_{61} = \delta_{43} = \delta_{34} = \delta_{46} = \delta_{64} = 0. \end{aligned}$$

单位力作用于1号主梁上方: $\delta_{ip} = -w_k (i=k=1)$; $\delta_{ip} = 0 (i \neq 1)$; 单位力作用于2号主梁上方: $\delta_{ip} = -w_k, \delta_{i-1p} = w_k (i=k=2)$; $\delta_{ip} = 0 (i \neq 1,2)$; 单位力作用于3号主梁上方: $\delta_{ip} = -w_k, \delta_{i-1p} = w_k (i=k=3)$; $\delta_{ip} = 0 (i \neq 2,3)$; 单位力作用于4号主梁上方: $\delta_{ip} = w_k (i=k=3)$; $\delta_{ip} = 0 (i \neq 3)$ 。

1.3 主梁和接缝同时损伤时的正则方程

当接缝发生损伤时,在其两侧的主梁会产生相对位移和相对转角。当某片主梁承受跨中单位荷载时,若相邻接缝完全损伤,无法将荷载传递给接缝另一侧的主梁,则此时荷载仅由该主梁完全

承担,且在跨中单位荷载下产生挠度 w ,而由于接缝另一侧的主梁未分担到荷载,挠度为 0,因此 w 即成为接缝两侧主梁的相对位移,且为接缝完全损伤时相对位移的最大值。由于接缝完全损伤时两相邻主梁的相对转角很小,部分损伤时则进一步减小,故本文在接缝变形协调关系中忽略其影响。引入 $\alpha=[0,1]$ 作为接缝损伤率,且假定 α 与相对位移 Δ 为线性关系^[15],即 $\Delta=\alpha \times w$,则式(1)所示的正则方程可修正为式(6)。

$$\begin{pmatrix} \frac{\delta_{g1}}{\eta_{m1}} + \frac{\delta_{g2}}{\eta_{m2}} & \frac{\gamma_2 - 1}{\eta_{m2}} & 0 & \frac{\gamma_1}{\eta_{m1}} - \frac{\gamma_2}{\eta_{m2}} & \frac{\gamma_2}{\eta_{m2}} & 0 \\ \frac{\gamma_2 - 1}{\eta_{m2}} & \frac{\delta_{g2}}{\eta_{m2}} + \frac{\delta_{g3}}{\eta_{m3}} & \frac{\gamma_3 - 1}{\eta_{m3}} & -\frac{\gamma_2}{\eta_{m2}} & \frac{\gamma_2}{\eta_{m2}} - \frac{\gamma_3}{\eta_{m3}} & \frac{\gamma_3}{\eta_{m3}} \\ 0 & \frac{\gamma_3 - 1}{\eta_{m3}} & \frac{\delta_{g3}}{\eta_{m3}} + \frac{\delta_{g4}}{\eta_{m4}} & 0 & -\frac{\gamma_3}{\eta_{m3}} & \frac{\gamma_3}{\eta_{m3}} - \frac{\gamma_4}{\eta_{m4}} \\ \frac{\gamma_1}{\eta_{m1}} - \frac{\gamma_2}{\eta_{m2}} & -\frac{\gamma_2}{\eta_{m2}} & 0 & \frac{\delta_{x1}}{\eta_{m1}} + \frac{\delta_{x2}}{\eta_{m2}} & -\frac{\gamma_2}{\eta_{m2}} & 0 \\ \frac{\gamma_2}{\eta_{m2}} & \frac{\gamma_2}{\eta_{m2}} - \frac{\gamma_3}{\eta_{m3}} & -\frac{\gamma_3}{\eta_{m3}} & -\frac{\gamma_2}{\eta_{m2}} & \frac{\delta_{x2}}{\eta_{m2}} + \frac{\delta_{x3}}{\eta_{m3}} & -\frac{\gamma_3}{\eta_{m3}} \\ 0 & \frac{\gamma_3}{\eta_{m3}} & \frac{\gamma_3}{\eta_{m3}} - \frac{\gamma_4}{\eta_{m4}} & 0 & -\frac{\gamma_3}{\eta_{m3}} & \frac{\delta_{x3}}{\eta_{m3}} + \frac{\delta_{x4}}{\eta_{m4}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} g_1 \\ g_2 \\ g_3 \\ x_4 \\ x_5 \\ x_6 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 - \alpha_1 \\ \eta_{m1} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (8)$$

式中: $\gamma_k = \varphi_{dk}(b/2)/w_{dk}$, $w_{dk} = w_0/\eta_{mk}$, $\varphi_{dk} = \varphi_0/\eta_{tk}$, $\delta_{gk} = 1 + \gamma_k + \beta_k$, $\delta_{xk} = \gamma_k + 3[b/(2d)]^2\beta_k$, $\beta_k = f/w_{dk}$ ($k=1,2,3,4$);各参数含义及取值见 1.2 节。

式(8)中,当单位正弦荷载作用在 2 号梁上方时,等号右侧的矩阵为 $\{-(1-\alpha_1)/\eta_{m2}, (1-\alpha_2)/\eta_{m2}, 0, 0, 0, 0\}^T$;作用在 3 号梁上方时,为 $\{0, -(1-\alpha_2)/\eta_{m3}, (1-\alpha_3)/\eta_{m3}, 0, 0, 0\}^T$;作用在 4 号梁上方时,为 $\{0, 0, -(1-\alpha_3)/\eta_{m3}, 0, 0, 0\}^T$ 。若横向接缝和主梁均未发生损伤,即 $\alpha=0$, η_t 和 η_m 均为 1,此时各主梁在跨中单位荷载下的跨中挠度和跨中单位扭矩下的跨中扭转角均为 w_0 和 φ_0 ,各主梁的计算参数 γ 、 β 、 δ_g 和 δ_x 均相同,则式(8)与文献[16]中刚接梁法正则方程完全相同。

2 接缝和主梁损伤对装配式多主梁桥荷载横向分布规律的影响分析

采用四片主梁组成的装配式简支梁桥作为分析对象,主梁跨径为 $L=19.8$ m,桥面净宽 7 m;T 型主梁梁高 1.4 m,上翼缘宽 2 m,翼板长度 0.83 m,梁肋厚度 14 cm。沿纵向设置两道端横梁和三道间距为 4.95 m 的中横梁。各 T 梁之间采用刚性连接。混凝土 C50,弹性模量 $E_c=3.45 \times 10^4$ MPa,泊

$$\sum_{j=1,2,3} \delta_{ij}g_j + \sum_{j=4,5,6} \delta_{ij}M_j + \delta_{ip} = \alpha_i \delta_{ip} \quad (i=1,2,3) \quad (6)$$

$$\sum_{j=1,2,3} \delta_{ij}g_j + \sum_{j=4,5,6} \delta_{ij}M_j + \delta_{ip} = 0 \quad (i=4,5,6) \quad (7)$$

式中: α_i 为第 i 个横向接缝的损伤率。

令 $M_i = (b/2)x_i$, ($i=4,5,6$),当单位正弦荷载作用在 1 号梁上方时,正则方程的矩阵形式见式(8)。

松比 $\mu=0.1667$ 。桥型布置图见图 3。

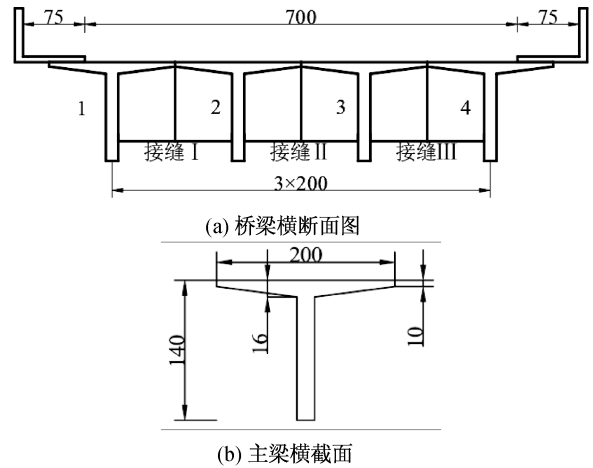


图 3 桥型布置图(单位:cm)

Fig. 3 Bridge layout (unit:cm)

2.1 无损时主梁的荷载横向分布规律及有限元验证

对图 3 所示算例进行分析,令 $\alpha=0$, $\eta_t = \eta_m = 1$,采用式(8)计算各梁在无损状态下的横向分布影响线。同时,为了对理论结果进行验证,采用 Midas Civil 建立空间梁格模型。基于刚度等效原则,梁格中的纵梁与各主梁顺桥向顶板中心处的

轴线位置保持一致;除在各跨端横隔板和中横隔板位置设置实际横梁外,还在相邻两横隔板间设两道虚拟横梁,虚拟横梁只提供横向刚度,不参与结构重量,因此采用容重为0的C50混凝土,厚度取为混凝土翼缘板平均厚度,间距不大于跨长的 $1/10$ ^[17]。每片梁沿跨度方向设两个支座,其中3号梁左端设固定铰支座,右端设纵向活动铰支座;1、2、4号梁左端设横向活动铰支座,右端均设双向活动铰支座。梁格分布及有限元模型见图4。

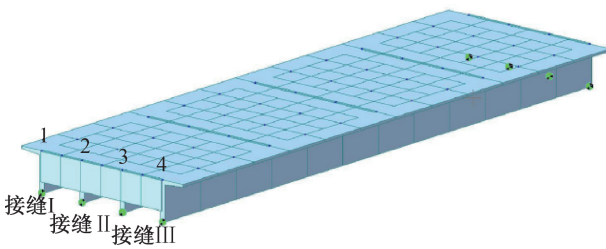


图4 有限元模型

Fig. 4 Finite element model

将100 kN的竖向节点荷载依次施加在各片梁的跨中,根据荷载横向分布的概念,第*i*片梁的跨中荷载横向分布影响线竖坐标 η_i 可表示为第*i*片梁的跨中截面弯矩 M_i 与所有主梁弯矩之和的比值,可得无损伤时1、2号梁的荷载横向分布影响线,见图5。

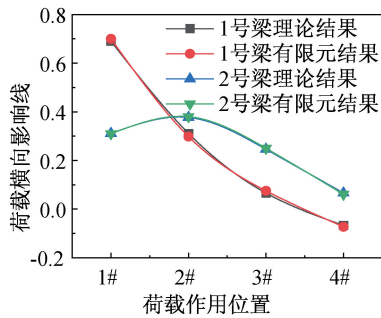


图5 无损伤时1、2号梁的横向分布影响线

Fig. 5 Influence line changes of the load transverse distribution of girders 1 and 2 without damage

由图5可知,1、2号梁的荷载横向分布影响线和横向分布系数理论值与梁格法有限元值吻合良好。下面采用理论分析方法对损伤后主梁的荷载横向分布规律进行研究。

2.2 横向接缝损伤对荷载横向分布规律的影响

根据对称性,分别取接缝I损伤、接缝II损伤和接缝I、II共同损伤三种工况进行分析。

2.2.1 接缝I损伤

假设接缝I损伤率 $\alpha_1 = 0.2$,代表横向连接位置刚度损失了原有刚度的20%。根据1.3节的算法计算接缝I损伤后四片主梁的荷载横向分布影响线,分析其在接缝I损伤前后的变化,计算结果见图6。

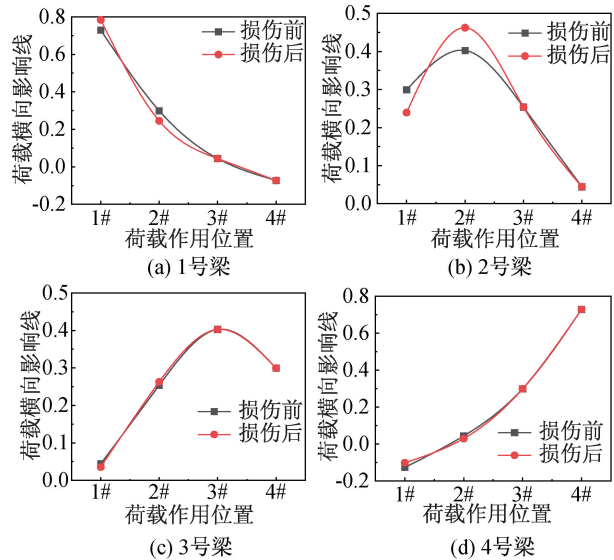


图6 接缝I损伤时各梁的荷载横向分布影响线

Fig. 6 Influence line changes of the load transverse distribution when joint I is damaged

从图6可以看出,接缝I发生损伤后,1号梁荷载横向分布影响线竖标值在1号梁位置增大,在其他梁号位置减小,这是由于损伤后接缝I传递荷载的能力下降,使得作用在其左侧1号梁上方的荷载无法有效地传递到2号主梁位置,导致其自身承担了更多的荷载,表现为该位置的影响线竖标值增大;而当荷载作用在接缝I右侧时,荷载同样无法有效传递到接缝I左侧的1号主梁位置,因此1号梁承担的荷载减小,表现为右侧的横向荷载影响线竖标值下降,其中当荷载作用在2号梁时竖标值下降最明显,作用在3号梁时次之,作用在4号梁时1号梁所分配到的荷载受影响很小;同理2号梁荷载横向分布影响线竖标值在2、3号梁位置增大,在其他梁号位置有不同程度的下降,而3、4号梁由于离接缝I较远,虽然也有相同的变化规律,但变化不明显。

由此可见:损伤接缝两侧的主梁(以下称为敏感梁)荷载横向分布影响线变化最明显,远离损伤接缝的梁几乎无变化;损伤后敏感梁的荷载横向分布影响线与损伤前的影响线有交点,损伤接缝两侧的影响线竖标值分别增大和减小。

2.2.2 接缝 I 与接缝 II 同时损伤

设接缝 I、II 同时损伤,并设置三种工况:工况一,两条接缝损伤程度相同, $a_1 = a_2 = 0.2$;工况二, $a_1 = 0.1, a_2 = 0.3$;工况三, $a_1 = 0.3, a_2 = 0.1$ 。各损伤工况下敏感梁 2 号梁的荷载横向影响线见图 7,图中还显示出了无损伤和接缝 I、II 分别单独损伤时的结果,以进行比较。

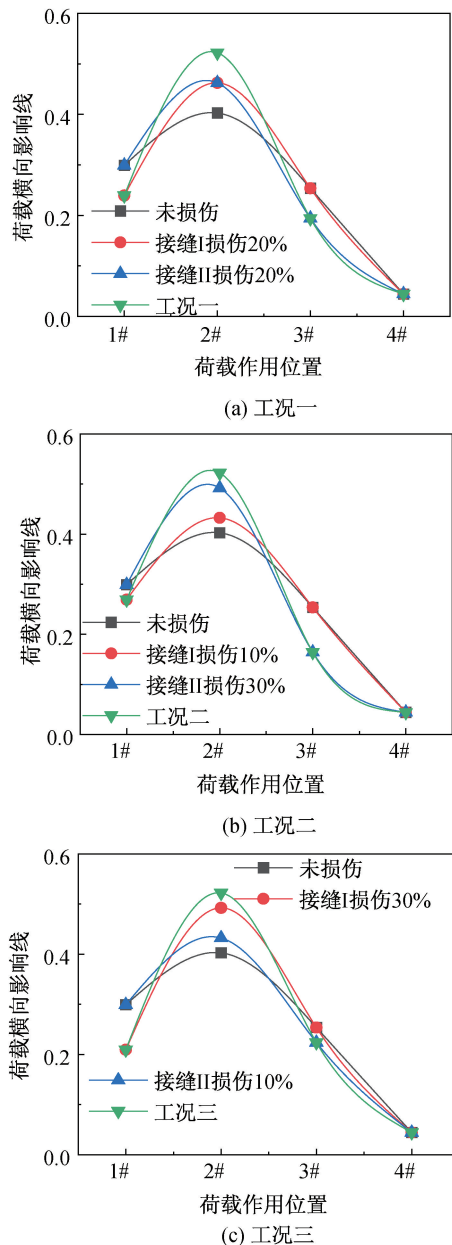


图 7 接缝 I 与接缝 II 同时损伤时 2 号梁影响线变化
Fig. 7 Change of influence line of girder 2 when joint I and joint II are damaged at the same time

图 7 三种工况均显示:与无损伤时相比,在 2 号梁的影响线中,只有接缝 I 损伤时,3 号梁位置处的竖标值基本不变(略有增加),但接缝 II 单独损伤或 I、II 共同损伤时则会减小;只有接

缝 II 损伤时,1 号梁位置处的竖标值基本不变,但接缝 I 单独损伤或 I、II 共同损伤时会下降;接缝 I 和 II 单独损伤时,2 号梁位置竖标值会增大,但共同损伤时,增加幅度约为前两者增幅之和。

由此可发现:和无损伤时相比,若 1 号梁位置竖标值下降,说明不是接缝 II 单独损伤,可能发生接缝 I 单独损伤或 I、II 共同损伤;若 3 号梁位置处的竖标值减小,说明不是接缝 I 单独损伤,可能发生接缝 II 单独损伤或 I、II 共同损伤;综合考虑两个条件后,如果 2 号梁位置竖标值的增加幅度大于任何一条接缝单独损伤时的值,则可判断为接缝 I 和接缝 II 同时发生了损伤。

2.3 主梁损伤对荷载横向分布规律的影响

主梁损伤分析 2 号中梁损伤和 1、2 号梁同时损伤两种工况,考虑局部刚度剩余系数 ξ 、损伤位置 c 和损伤范围长度 2ε 的变化。

2.3.1 2 号中梁损伤

设损伤区域长度分别为 0.6 和 1 m;损伤位置距左侧支座的距离分别为 5、8、10 m;局部刚度剩余系数分别为 0.5、0.6、0.7、0.8,代表局部剩余刚度分别为原来的 50%、60%、70%和 80%,不同参数对应的损伤工况及相应的整体抗弯刚度剩余系数和整体抗扭刚度剩余系数见表 1。

由表 1 可知,主梁抗弯和抗扭整体刚度剩余系数 η_m 、 η_t 均随局部刚度剩余系数 ξ 的增大和局部损伤区域范围 2ε 的减小而增大,但 η_t 与损伤位置 c 无关,而 η_m 则离跨中越远数值越小。

不同损伤工况下 2 号梁的横向分布影响线如图 8 所示,其中图 8(a)中 $c = 5$ m, $2\varepsilon = 1$ m;图 8(b)中 $\xi = 0.5, 2\varepsilon = 1$ m;图 8(c)中 $c = 5$ m, $\xi = 0.5$ 。同时,在 2 号梁的损伤工况 4 下,1、3、4 号梁的横向分布影响线见图 8(d)。

由图 8 可知:不同主梁损伤工况下,2 号梁的横向分布影响线形状不变,但均发生了整体下移,且与损伤前相比影响线无交点,说明 2 号梁损伤后分担的荷载减小。随着局部和整体刚度剩余系数的下降、损伤位置距跨中的距离减小,以及损伤范围长度的增加,2 号梁的横向分布影响线下移程度增大,分担的荷载进一步减小。同时,荷载被转移给右侧相邻的 1 号梁和 3 号梁,使其荷载横向分布影响线整体上移,竖标值增大,但对较远的 4 号梁影响较小。

表1 损伤工况及整体刚度剩余系数

Tab. 1 Damage conditions and overall stiffness

residual coefficients					
工况	ξ	$2\varepsilon/m$	c/m	η_m	η_l
1	0.5	0.6	5	0.711 7	0.970 9
2	0.5	0.6	8	0.794 2	0.970 9
3	0.5	0.6	10	0.847 5	0.970 9
4	0.5	1.0	5	0.597 0	0.952 4
5	0.5	1.0	8	0.698 3	0.952 4
6	0.5	1.0	10	0.769 2	0.952 4
7	0.6	0.6	5	0.787 4	0.980 4
8	0.6	0.6	8	0.852 7	0.980 4
9	0.6	0.6	10	0.892 9	0.980 4
10	0.6	1.0	5	0.689 7	0.967 7
11	0.6	1.0	8	0.776 4	0.967 7
12	0.6	1.0	10	0.833 3	0.967 7
13	0.7	0.6	5	0.852 1	0.987 3
14	0.7	0.6	8	0.900 0	0.987 3
15	0.7	0.6	10	0.928 4	0.987 3
16	0.7	1.0	5	0.775 6	0.979 0
17	0.7	1.0	8	0.843 8	0.979 0
18	0.7	1.0	10	0.886 1	0.979 0
19	0.8	0.6	5	0.908 1	0.992 6
20	0.8	0.6	8	0.939 1	0.992 6
21	0.8	0.6	10	0.956 9	0.992 6
22	0.8	1.0	5	0.855 6	0.987 7
23	0.8	1.0	8	0.902 5	0.987 7
24	0.8	1.0	10	0.930 2	0.987 7

2.3.2 1、2号主梁同时损伤

设相邻的1号边梁与2号中梁同时损伤,设置两种同时损伤工况:工况一,1、2号梁整体刚度剩余系数相同,均为 $\eta_m=0.6983, \eta_l=0.9524$ (损伤工况5);工况二,1号梁整体刚度剩余系数 $\eta_m=0.5970, \eta_l=0.9524$ (损伤工况4);2号梁整体刚度剩余系数 $\eta_m=0.7692, \eta_l=0.9524$ (损伤工况6)。各损伤工况下1、2号梁的横向分布影响线变化见图9,图中同时还显示了各梁发生单独损伤时的结果。

从图9中可以看出:1号梁单独损伤时,1号梁影响线整体下降;2号梁单独损伤时,1号梁影响线整体上升;1、2号梁同时损伤时,1号梁影响线也发生下移,但竖标值减小幅度较1号梁单独损伤时小;2号梁单独损伤时,2号梁影响线整体下降;1号梁单独损伤时,2号梁影响线整体上升;1、2号梁同时损伤时,2号梁影响线也发生下移,但竖标值减小幅度较2号梁单独损伤时小。

根据1、2号梁影响线竖标值的变化,和无损伤时相比,在1号梁横向荷载影响线图中,若1号梁影响线竖标值整体下降,说明不是2号梁单独损伤,可能发生1号梁单独损伤或1号梁与2号梁共同损伤;若2号梁影响线竖标值整体下降,说明不是1号梁单独损伤,可能发生2号梁单独损伤或1

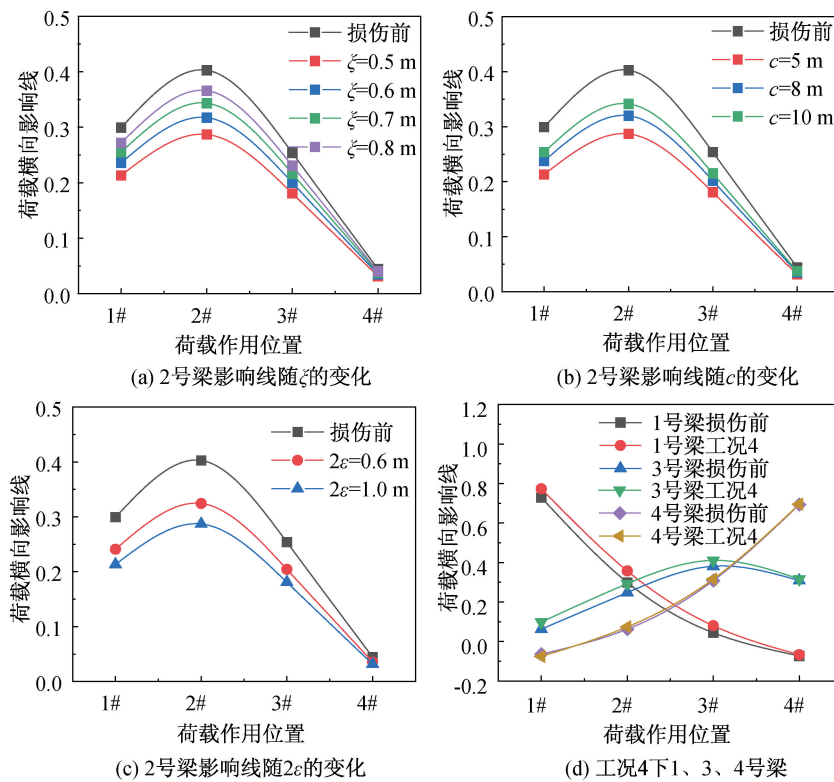


图8 不同主梁损伤工况下各梁横向分布影响线的变化

Fig. 8 Influence line changes of the load transverse distribution under different girder damage conditions

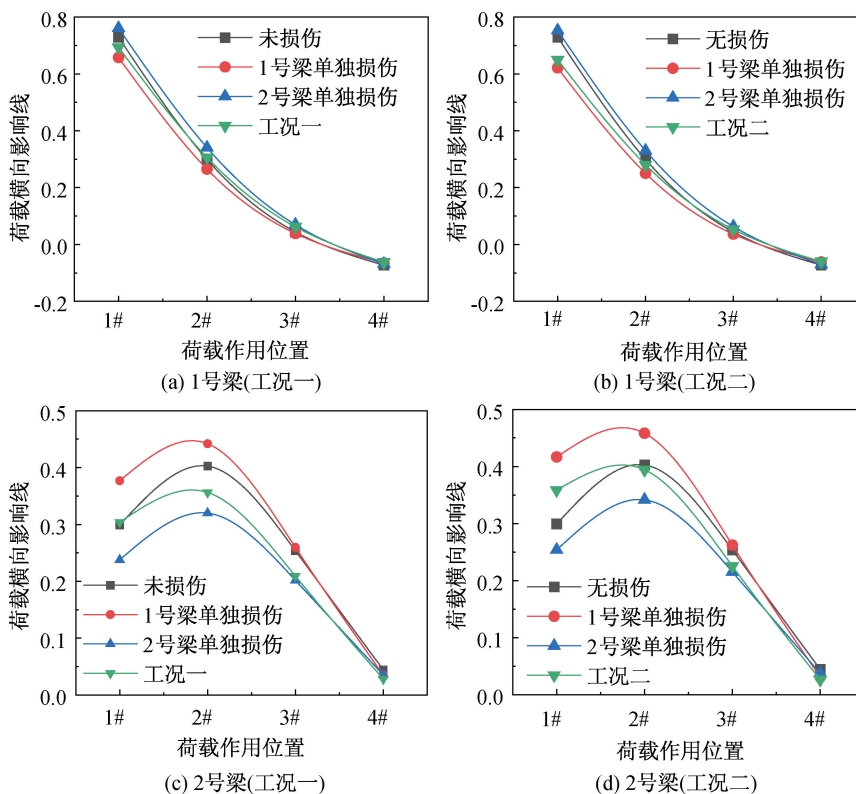


图9 主梁共同损伤时1,2梁荷载横向分布影响线的变化

Fig. 9 Influence line changes of the load transverse distribution of girders 1 and 2 under multi-girder damages

号梁与2号梁共同损伤;综合考虑两个条件,1、2号梁影响线同时发生变化,则可判断为1号梁与2号梁共同损伤。

2.4 接缝和主梁同时损伤对荷载横向分布规律的影响

以2号主梁与接缝同时损伤为例,定义两种损伤工况,其中2号主梁均取整体刚度剩余系数 $\eta_m = 0.5970$, $\eta_l = 0.9524$,接缝损伤度均取20%,工况一中2号主梁与接缝I同时发生损伤;工况二中与接缝II同时发生损伤。不同损伤工况下2、3号梁的影响线结果见图10。

由图10可以看出:2号梁单独损伤时,其自身影响线整体下降;与接缝I共同损伤后,2号梁荷载横向分布影响线与其单独损伤相比在1号梁位置下降,2号梁位置上升,与图6(b)所示的接缝I单独损伤前后的对比规律相同,只不过图10(a)中是以2号梁单独损伤时为基准进行比较;与接缝II共同损伤时,如仍以2号梁单独损伤时为基准,那么2号梁影响线的变化规律与图7(b)接缝II单独损伤时相同;2号梁单独损伤时,相邻的3号梁影响线整体上升,以其为基准进行比较,与接缝共同损伤后,3号梁荷载横向分布影响线的变化与相应

接缝单独损伤前后的对比规律也基本相同。由此可知:与接缝损伤同时发生时,可通过与敏感梁单独损伤时的影响线进行对比分析。

3 结论

1) 损伤接缝两侧的主梁横向分布影响线变化最明显,与损伤前的影响线有交点,损伤接缝两侧的影响线竖标值分别增大和减小。多条接缝共同损伤时,损伤接缝之间的主梁位置影响线竖标值增加幅度大于任何一条接缝单独损伤时的值,约为各接缝单独损伤时竖标值变化量之和。

2) 损伤主梁的荷载横向分布影响线整体下降,相邻主梁则整体上升,均与损伤前相比影响线无交点。损伤主梁影响线整体下降的程度随局部和整体刚度剩余系数的下降、损伤位置距跨中的距离减小,以及损伤范围长度的增加而增大。多主梁共同损伤时,各损伤主梁的影响线均下移,但下移程度较单梁损伤时小。

3) 以主梁单独损伤的影响线为基准进行比较,与接缝共同损伤后,敏感梁荷载横向分布影响线的变化与相应接缝单独损伤前后的对比规律相同,且与主梁单独损伤时的影响线有交点。

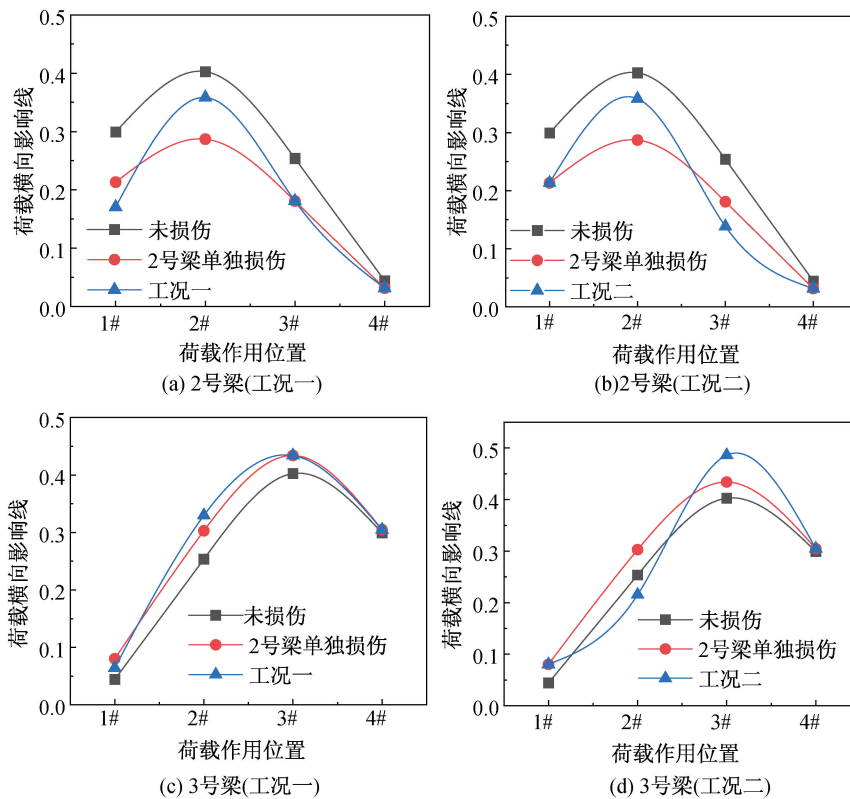


图 10 接缝和主梁同时损伤时 2、3 号主梁横向影响线变化

Fig. 10 Influence line changes of the load transverse distribution of girders 2 and 3 under combined girder-joint damage

4) 在工程实践中,通过现场试验得到实测值与无损伤的各梁的荷载横向分布影响线进行比较:若基本吻合,则说明无明显损伤;若某片梁影响线与无损伤时相比出现了明显的拐点,而不是整体上移或下降,则说明在该梁一侧或两侧出现了接缝损伤;若某片梁影响线与无损伤时相比出现了整体下降,但无拐点,则说明该梁出现了损伤;若某片梁影响线与无损伤时相比出现了整体下降,且与主梁单独损伤时的影响线有拐点,则说明该梁与某条接缝同时出现了损伤;对于多条接缝或多主梁的多点损伤,可根据与单点损伤时的影响线数值相比近似识别。

对于以上出现的损伤工况,在大致识别出损伤类别后,应综合根据各梁的荷载横向分布影响线和分布系数进行具体损伤位置的识别。

参考文献:

- [1] 何昕. 季冻区既有中小跨径桥梁时变可靠性分析和损伤识别方法研究[D]. 长春: 吉林大学, 2019.
- [2] 刘晓春, 卫军, 李沛, 等. 一种基于相对位移的铰缝传力性能评估方法[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2013, 44(8): 3377-3383.
- [3] 袁桂芳. 装配式板梁铰缝损伤识别模型的研究[J].

公路, 2017, 62(8): 75-80.

- [4] 刘明慧. 板刚度损失对空心板桥荷载横向分布系数的影响[J]. 中外公路, 2019, 39(1): 78-82.
- [5] RIMAL S, KIDD B, TAZARV M, et al. Methodology for load rating of damaged double-tee girder bridges [J]. Journal of Bridge Engineering, 2021, 26(1): 04020110.
- [6] 高晓磊, 张天申. 混凝土梁桥承载力试验研究[J]. 河北工程大学学报(自然科学版), 2013, 30(4): 35-37.
- [7] 项贻强, 邢骋, 邵林海, 等. 横向加固空心板梁桥荷载横向分布计算方法与试验研究[J]. 中国公路学报, 2013, 26(2): 63-68.
- [8] SEO J, KIDD B. Parametric study of deteriorating precast concrete double-tee girder bridges using computational models[J]. Engineering Structures, 2021, 230: 111714.
- [9] MUDIE J, SEBASTIAN W M, NORMAN J, et al. Experimental study of moment sharing in multi-joist timber-concrete composite floors from zero load up to failure[J]. Construction and Building Materials, 2019, 225: 956-971.
- [10] MUDIE J, SEBASTIAN W M, NORMAN J, et al. Relative influences of cracking and connection yield on transverse distributions of moments and reactions in timber-concrete composites[J]. Engineering Structures, 2021, 236: 112090.
- [11] 钱若霖, 苏佩. 基于裂缝参数的在役桥梁横向分布计算[J]. 石家庄铁道大学学报(自然科学版),

- 2022, 35(02): 10-14.
- [12] 苏佩, 钱若霖, 赵春晨. 考虑铺装层的空心板桥荷载横向分布系数计算[J]. 石家庄铁道大学学报(自然科学版), 2022, 35(01): 39-43.
- [13] 鄢晓光, 黄成, 李院军, 等. 考虑旧桥损伤的拼宽 T 梁桥荷载横向分布计算[J]. 铁道科学与工程学报, 2019, 16(9): 2233-2239.
- [14] 胡成, 赵砥, 崔学峰. 单箱多室波纹钢腹板箱梁横向分布系数计算[J]. 安徽建筑大学学报, 2018, 26(04): 12-16.
- [15] 李春良, 林志豪, 赵璐璐. 铰缝及板损伤后对空心板桥横向受力的影响[J]. 吉林大学学报, 2021, 51(02): 611-619.
- [16] 李国豪, 石洞. 公路桥梁荷载横向分布计算[M]. 北京:人民交通出版社, 1984.
- [17] 张学龙. 小箱梁的梁格划分及虚拟横梁刚度分析研究[D]. 西安:长安大学, 2013. (责任编辑 王利君)
-
- (上接第 38 页)
- [14] MASOUDI R, HOOTON R D. Influence of alkali lactates on hydration of supersulfated cement [J]. Construction and Building Materials, 2020, 239: 117844.
- [15] CHEAH C B, PART W K, RAMLI M. The hybridizations of coal fly ash and wood ash for the fabrication of low alkalinity geopolymer load bearing block cured at ambient temperature[J]. Construction and Building Materials, 2015, 88: 41-55.
- [16] SHUI Z H, YU R, CHEN Y X, et al. Improvement of concrete carbonation resistance based on a structure modified Layered Double Hydroxides (LDHs): Experiments and mechanism analysis [J]. Construction and Building Materials, 2018, 176: 228-240.
- [17] COSTA D G, ROCHA A B, SOUZA W F, et al. Comparative structural, thermodynamic and electronic analyses of Zn Al An-hydrotalcite-like compounds ($An^{-}Cl^{-}$, F^{-} , Br^{-} , OH^{-} , CO_3^{2-} or NO_3^{-}): An abinitio study [J]. Applied Clay Science, 2012, 56: 16-22.
- [18] MASCOLO G, MASCOLO M C. On the synthesis of layered double hydroxides (LDHs) by reconstruction method based on the "memory effect" [J]. Microporous and Mesoporous Materials, 2015, 214: 246-248.
- [19] ZHANG M, WANG F, LONG Y, et al. Improving the carbonation resistance of alkali-activated slag mortars by calcined Mg/Al layered double hydroxides[J]. Applied Clay Science, 2022, 216: 106379.
- [20] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土物理力学性能试验方法标准: GB/T 50081—2019 [S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2019.
- [21] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 普通混凝土长期性能和耐久性能试验方法标准: GB/T 50082—2009 [S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2009.
- [22] BERNAL S A, PROVVIS J L, BRICE D G, et al. Accelerated carbonation testing of alkali-activated binders significantly underestimates service life; The role of pore solution chemistry[J]. Cement and Concrete Research, 2012, 42(10): 1317-1326.
- [23] 范宏. 一种精密混凝土碳化测量方法: 中国, 201210534728. 3[P]. 2014-02-19.
- [24] CHINDAPRASIRT P, CHAREERAT T, HATANAKA S, et al. High-strength geopolymer using fine high-calcium fly ash[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2011, 23(3): 264-270.
- [25] WONGPA J, KIATTIKOMOL K, JATURAPITAKKUL C, et al. Compressive strength, modulus of elasticity, and water permeability of inorganic polymer concrete[J]. Materials & Design, 2010, 31(10): 4748-4754.
- [26] AL-ESAIMI M M. Catalytic reaction by hydrotalcites (I): Polymerization of methyl methacrylate [J]. International Journal of Polymeric Materials, 2000, 45(1-2): 55-68.
- [27] SHUI Z H, YU R, CHEN Y X, et al. Improvement of concrete carbonation resistance based on a structure modified Layered Double Hydroxides (LDHs): Experiments and mechanism analysis [J]. Construction and Building Materials, 2018, 176: 228-240.
- [28] KROPP T H A B J, HILSDORF H K. Formation of silica gel during carbonation of cementitious systems containing slag cements[J]. Special Publication, 1989, 114: 1413-1428.
- [29] AUROY M, POYET S, LE BESCOP P, et al. Impact of carbonation on unsaturated water transport properties of cement-based materials [J]. Cement and Concrete Research, 2015, 74: 44-58.
- [30] XUE Q, ZHANG L, MEI K, et al. Evolution of structural and mechanical properties of concrete exposed to high concentration CO_2 [J]. Construction and Building Materials, 2022, 343: 128077.
- [31] LIU S, HAO Y, MA G. Approaches to enhance the carbonation resistance of fly ash and slag based alkali-activated mortar-experimental evaluations [J]. Journal of Cleaner Production, 2021, 280: 124321.
- [32] HOUST Y F, WITTMANN F H. Depth profiles of carbonates formed during natural carbonation [J]. Cement and Concrete Research, 2002, 32(12): 1923-1930. (责任编辑 王利君)